九州大学学術情報リポジトリ Kyushu University Institutional Repository

# 切欠き材の疲労特性に基づく突合せ溶接継手の疲労 強度評価に関する研究

田中,洋征

https://doi.org/10.11501/3070079

出版情報:九州大学, 1993, 博士(工学), 論文博士 バージョン: 権利関係:

### 第6章

模擬裏当て金付溶接継手の疲労強度

本章では, 裏当て金付溶接継手の引張り および曲げ疲労強度におよぼす余盛り形状 と裏当て金形状の影響について提案した理 論に基づいて考察する。 さらに同様の立場 から疲労強度の鋼種の相違について述べる。

- 139 -

#### 6-1 緒 言

裏当て金付溶接継手は突合せ溶接継手の一つで, 裏側から溶接で きない場合に用いられる。このような継手形式は, 溶接構造におい ていろいろな分野で利用されている。例えば消防法では, 石油貯槽 の溶接にこの裏当て金付溶接継手を使用することを義務づけている。

裏当て金付溶接継手は安定した溶接が得られる反面, 母材と裏当 て金の接合部のすき間(ルート止端部)は鋭い切欠きと見なせ, 疲 労き裂の発生起点となり, 継手の疲労強度が大幅に低下すると言わ れている<sup>(1)(2)</sup>。しかし, この継手形式で曲げ疲労試験を行うと, 条件によってはルート止端部が破断起点の危険箇所とはならず, 裏 当て金が無い突合せ溶接継手と同じように余盛り止端部が危険箇所 となり, これまで言われていた疲労挙動とは異なる現象がある。 こ のように, この継手形式は利用が多い割にその疲労特性が十分に知 られていないのが現状である。

ここでは、提案した溶接継手の理論に基づいて、裏当て金付溶接 継手の引張りおよび曲げ疲労強度におよぼす裏当て金および余盛り 形状の影響に関して、主に次の三点について検討する。

1. 裏当て金付溶接継手の引張りおよび曲げ疲労強度におよぼす裏 当て金形状(切欠き, ルート間隔および裏当て金厚さ)の影響

2. 裏当て金付溶接継手の曲げ疲労強度の鋼種による相違

裏当て金付溶接継手の引張りおよび曲げ疲労強度におよぼす余
 盛り形状の影響

- 140 -

#### 6-2 模擬裏当て金付き溶接継手の試験片と引張りおよび

#### 曲げ疲労強度

模擬裏当て金付溶接継手の疲労強度を求めるための試験片は、すでに図3-3で説明[図3-3-2(Ⅲ)から(Ⅵ)まで]したが、改めて図6-1に示す。

ルート止端部の切欠き半径が異なる板厚6 mmの裏当て金付溶接継手の片振り引張りにおけるS – N 曲線を図6・2(a)に、平面曲げにおけるS – N 曲線を図6-2(b)に示す。

ルート間隔が異なる、板厚6 mmの裏当て金付溶接継手の片振り引張り におけるS – N曲線を図 6-3(a)に、平面曲げにおけるS – N曲線を 図 6-3(b)に示す。

ルート間隔が異なる板厚16 mmの裏当て金付溶接継手の平面曲げにおけるS-N曲線を図6-4に示す。

裏当て金厚さが異なる裏当て金付溶接継手の片振り引張りにおける S - N 曲線を図 6-5(a)に, 平面曲げにおける S - N 曲線を図 6-5(b)に示す。

図 6-6に裏当て金付溶接継手の両振り平面曲げおよび片振り引張 り疲労限度の応力を10'回繰返したSS 400 模擬溶接試験片のルート 止端部に観察された停留き裂の例を示す。

表 6-1(a),(b)にルート止端部の切欠き半径, ルート間隔および裏当て金厚さが異なりSS 400で製作した板厚6 mmの裏当て金付溶接継手の主要寸法と片振り引張りおよび曲げにおける実験結果を示す。

表 6-1に示す  $\sigma_{wcell}$  は 第 3 章の式 (I) および (II) より求めた ものである。式 (I) における  $\sigma_{mex}$ ,式 (II) における  $\sigma_{o}$  の値は 図 3-9と 3-10 における  $\alpha \sigma_{w} - \chi$ の関係より求まる。 片振り引張りの  $\sigma_{max}$ の値は, 図 3-11より  $\rho$  = 0.5 mmで 260 MPa,  $\rho$  = 0.2 mmで 297 MPa,  $\sigma_{0}$ の値は 308 MPaである。平面曲げにおける  $\sigma_{0}$ は, 図 3-9より 272 MPaである。

表 6-2にルート止端部の切欠き半径およびルート間隔が異なり、 SS 400とSM 570で製作した板厚16 mmの模擬裏当て金付溶接継手の主 要寸法と平面曲げにおける実験結果を示す。 表 6-2に示す $\sigma$  w.c.i は 式 (II) より求めた。  $\sigma$ 。の値は、SS 400では、図3-9 における  $\alpha \sigma$  w- xの関係より $\sigma$ 。 = 272 Mpa である。 SM 570では図3-9より、  $\sigma$  m.xは  $\rho$  = 0.5 mmで 384 MPa、  $\sigma$ 。は 390 MPaである。



(1) 裏当て金付溶接(平面曲げ) 試験片



(11) 裏当て金付溶接(引張り) 試験片

図 6-1-1 模擬裏当て金付溶接試験片の形状と寸法

= 143 =





溶接部詳細







溶接部詳細

(IV)裏当て金付溶接(引張り)試験片図 6-1-2 模擬裏当て金付溶接試験片の形状と寸法

- 144 -





溶接部詳細 溶接部詳細

(V)裏当て金付溶接(平面曲げ)試験片

図 6-1-3 模擬裏当て金付溶接試験片の形状と寸法







図 6-2 (b) ルート止端部切欠き半径が異なる裏当て金 付き溶接継手のS-N曲線(両振り曲げ)

-147-



図 6-3 (a) ルート間隔が異なる裏当て金付溶接 継手のS-N曲線(片振り引張り)

-148-



図 6-3 (b) ルート間隔が異なる板厚6 mmの裏当て金 付き溶接継手の S - N 曲線(両振り曲げ)

-149-





-150-



図 6-5 (a) 裏当て金厚さが異なる裏当て金付き溶接 継手の S - N 曲線(片振り引張り)

-151-



8-5 (b) 義当て金厚さか異なる裏当て金付き溶音 継手のS-N曲線(両振り曲げ) -152-





左の拡大図

片振り引張り(R=0, SS 400)

図 6-6 疲労限度の応力を10'回繰返した試験片 に観察された停留き裂の写真 表 6-1 (a) 片振り引張りにおける裏当て金付溶接継手

 $\sigma_{\pi}$ σ wcal t d Г α σ w/σ wcal ρ MPa mm mm mm MPa mm 0  $\infty$ 0 1.00 157 0.50 2.26 115 1.07 123 6.0 6.0 2.95 0.20 113 101 1.12 4.90 93 0.05 95 0.98 4.0 2.84 118 105 1.12 6.0 2.95 6.0 6.0 0.20 113 101 1.12 8.0 3.04 103 98 1.05 2.0 2.89 113 103 1.10 4.0 0.20 6.0 2.92 118 102 1.16 6.0 2.95 113 101 1.04

の主要寸法と実験結果

t : thickness of plate d : thickness of backing strip

ho : radius of notch at the toe of root

r : root opening

 $\alpha$  : stress concentration factor

σ ": experimental fatigue limit

 $\sigma_{\text{wcal}}$  : calculated fatigue limit based on equations (1) or

( 11 )

- 154 -

## 表 6-1 (b) 平面曲げにおける 馭当て 金付溶接継手

の主要寸法と実験結果 (R=-1)

t mm	d mm	р mm	r mm	α   ρ=β	о <sub>м</sub> MPa	онсві МРа	σ н∕ σ нсв 1
8.0	0	00	0	1.00	210		
	6.0	0.50		2.32	127	117	1.08
6.0 SS400		0.25	6.0		118		1.01
		0.05			118		1.01
	6.0	0.25	4.0	2.16	118	126	0.94
			6.0	2.32	118	117	1.01
			8.0	2.40	98	113	0.87
	2.0	0.25		2.29	137	120	1.14
	4.0		6.0	2.30	118	118	1.00
	6.0	6.00		2.32	118	117	1.01

t : thickness of plate d : thickness of backing strip

 $\rho$  : radius of notch at the toe of root

r : root opening

 $\alpha|_{\rho=\rho_{o}}$ : stress concentration factor

σ<sub>м</sub> : experimental fatigue limit

 $\sigma_{\text{wcal}}$  : calculated fatigue limit based on equations ( I ) or

( Π )

表 6-2 平面曲げにおける裏当て金付溶接継手

t m m	d m m	р m m	r m m	α  <sub>ρ=βo</sub>	σ . MPa	σ we me	σw/σwcai
184	0	00	0	1.00	210		1. C.D.
10		0.5	1		110		1200
	6.0	0.30	6.0	2.44	110	111	0.99
16.0		0.05	- 5.4	144	110	None in	L S L DA
	a in state		4.0	2.21	120	123	0.98
S S 4 O O	6.0	0.30	6.0	2.44	110	111	0.99
in a s		15.0.1	8.0	8.0 2.62 100 10	104	0.96	
ir bi	0	00	0	1.00	290		- 19 x 2 1 1
16.0	-6.1	0.50		-	150	149	1.01
SM 570	6.0	0.30	6.0	2.78	140	140	1.00
		0.05		1.1	140	140	1.00

の主要寸法と実験結果 (R=-1)

t : thickness of plate d : thickness of backing strip

 $\rho$  : radius of notch at the toe of root

r : root opening

 $\alpha \mid_{P=P_0}$ : stress concentration factor

 $\sigma$  .: experimental fatigue limit

 $\sigma_{\text{weal}}$  : calculated fatigue limit based on equations (I) or

( II )

板厚 6 mmの 裏 当 て 金 付 溶 接 継 手 に お い て, ル ー ト 止 端 部 の 切 欠 き 半径 p が 0.5,0.2 (曲げでは 0.25)から 0.05 mmと小さくなると(図 6-2), 応力集中係数αは引張りでは2.26, 2.95から4.90, 曲げでは 2.42, 3.22から5.52とそれぞれ大きくなる。疲労限度は片振り引張 りではp=0.5 mmで123 MPa, p=0.2で113, p=0.05で93 とpが小さ くなるほど幾分低下し, 曲げではp=0.5 mmで127 MPa, p=0.2と 0.05で120 MPaと同じ値で、 ρの変化にかかわらずそれほど低下して いない。 板厚16 mmの 裏当て金付溶接継手では p の変化にかかわらず 疲労限度は110 MPaと一定の値となっている(図6-7)これは 図6-6 で分かるように、裏当て金付溶接継手の片振り引張りおよび曲げに おいてルート止端部の切欠き半径 ρ が小さければ, その疲労限度が 停留き裂の伝ば限界条件σ ω2で決まることと関係している。 すなわ ち, 曲げでは, 停留き裂の存在限界である分岐点での切欠き半径 p。 の値は、SS 400の両振り曲げでほぼ0.6 mm, 片振り引張りでは平均 応力の影響を受けて小さくなりほぼ0.15 mmである。 このため, 曲げ ではルート止端部の切欠きのすき間はpの変化にかかわらずp<p。 であり,疲労限度は式(II)より評価でき,応力集中係数α | P=Pa に支配されるので、ほぼ同じ値にある。引張りではp=0.5 と0.2 mmでは ρ > ρ。 = 0.15 mmであるので疲労限度は式(I)で評価で き, 応力集中係数αに支配される。このため, 疲労限度はαの値が 大きくなるほど低下する。 $\rho = 0.05$  mm では $\rho < \rho_o$  であるので, 疲労限度は $\alpha \mid_{P=P_{0}}$ に支配され、 $\rho = 0.2$ mmの継手に比べ幾分低下 してすることになる。

ルート間隔が狭くなる [図 6-3 (a), (b)] と継手の疲労限度σ wは, 片振り引張りで113 MPaから118 MPa,曲げでは98 MPaから118 MPa と両方において大きくなっている。 これは, ルート止端部の切欠き 半径 ρ が片振り引張りでは ρ = 0.2 mm > ρ。 であるため, 疲労限度 σ \* が応力集中係数 α に, 曲げでは ρ = 0.25 mm < ρ。 であるため, σ \* がα | ρ= β に支配され, それらの値 がルート間隔が狭くなるほ ど小さくなることと対応している。 このような傾向は板厚 16 mmの裏 当て金付溶接継手の曲げ疲労においても認められる (図 6-4)。

裏当て金厚さが薄くなると [図 6-5 (a), (b)], 継手の疲労限度  $\sigma$  \*は片振り引張りで113 MPaから118 MPa, 曲げでは118 MPaから 137 MPaと両方において上昇している。これも、ルート止端部の切欠 き半径  $\rho$  が片振り引張りでは $\rho > \rho$ 。, 曲げでは $\rho < \rho$ . であるた め、  $\sigma$  \* が  $\alpha$  および  $\alpha$  | $\rho$ = $\rho$ 。 に支配され、それらの値が裏当て金厚 さが薄くなるにつれ減少する傾向に対応している。

模擬裏当て金付溶接継手の疲労強度における鋼種の相違を検討するため図 6-7に板厚16 mmの SS 400 のS - N曲線を, 図 6-8 にSM 570の S - N曲線を示す。

板厚 16 mmの模擬裏当て金付溶接継手の場合, SS 400ではルート止端部の切欠き半径は $\rho$ の変化にかかわらず $\rho < \rho_o$  であるため疲労限度  $\sigma$  wは110MPa と一定である。SM 570では,  $\rho = 0.3$ および0.05 mmの継手のそれは $\rho < \rho_o = 0.4$  mmであるので, それらの疲労限度 は  $\alpha \mid_{\rho=\rho_o}$  に支配され140 MPaと同じ値となり,  $\rho = 0.5$  mmの継手は  $\rho > \rho_o$  であるので, 疲労限度は  $\alpha$  に支配され 150 MPaと他の二つ 継手のそれより高いのである。

SS 400とSM 570の模擬裏当て金付溶接継手の疲労限度の相対値
σ w₂/σ w。を比較した場合, SS400 は0.52 (110/210), SM 570は
0.48 (140/290) とSM 570の方が低く, 切欠きに敏感といえる。 こ

- 158 -

- 159 -

のように、 模擬裏当て金付溶接継手の疲労限度におよぼすルート止 端部切欠き半径の影響は鋼種によつて差異がある。 この現象はσ \*2 が ρ。 に支配され、 鋼種によって ρ。 の値が異なることと関連して おり、 SM 570の ρ。 の値が小さいことから説明できる。 なお、 σ \*1 / σ \*0に対しては切欠き材の性質から鋼種の差は小さいと言える。 裏当て金付突合せ溶接継手の疲労限度は、 実験値σ \*と計算値 σ \* c \* 1 の比σ \* / σ \* c \* 1 は片振り引張りで 0.98から1.16、平面曲げで 0.87から1.14の範囲にあり、 式 (I) および (II) より評価できる ことが分かる。



図 6-7 SS 400 模擬裏当て金付溶接継手のS-N曲線(板厚16 mm)

- 160 -



図 6-8 SM 570 模擬裏当て金付溶接継手のS-N曲線(板厚16mm)

- 161 -

6-3 模擬裏当て金付溶接継手の引張りおよび曲げ疲労強度にお

- 162 -

よぼす余盛り形状の影響

すでに述べたように裏当て金付溶接継手の疲労強度はルート止端 部が破断起点の危険箇所となり, 裏当て金のない突合せ溶接継手よ り疲労強度が低下することが知られている<sup>(1)</sup>。しかし, これらの結 果は

① 片振り引張りにおける実験結果であり、平面曲げでの実験結果ではない。

② き裂がルート止端部より発生するため、余盛りの影響について 力学的に考察されていない、等の問題がある。そのためここでは、 片振り引張りと平面曲げ疲労強度におよぼす余盛りの影響について、 FEMによる応力解析を併用して検討した。

図 6-9 に余盛りがある板厚 6 mmの裏当て金付溶接継手の片振り引張りにおける S - N 曲線を示す。

図 6-10 に 余 盛 り が あ る 板 厚 6 mmの 裏 当 て 金 付 溶 接 継 手 の 両 振 り 平 面 曲 げ に お け る S - N 曲 線 を 示 す。

図 6-11 に余盛りがある板厚16 mmの裏当て金付溶接継手の両振り 平面曲げにおける S – N曲線を示す。

図 6-12 に 裏当て 金付溶接継手の 疲労破面を示す。

表 6-3 に板厚が6 mmで余盛りがある模擬裏当て金付溶接継手の主要寸法と片振り引張りと平面曲げにおける実験結果を示す。

表 6-4 に板厚が16 mmで余盛りがある模擬裏当て金付溶接継手の主要寸法と平面曲げにおける実験結果を示す。

表 6-3, 6-4の σ w c · · · は 3 章の式(I)および(II)より求めたもの である。 その際の式(I)における σ m · · xの値は図 3-11より引張りで 297 MPa, 式 (II) におけるσ。の値は平面曲げで272 MPa (図3-9) である。



図 6-9 模擬裏当て金付溶接継手の片振り引張り におけるS-N曲線(板厚6 mm)

- 164 -



図 6-10 模擬裏当て金付溶接継手の両振り曲げ における S-N曲線(板厚6 mm)

- 165 -



における S-N 曲線(板厚16 mm)

- 166 -



表 6-3 余盛り付模擬裏当て金付溶接継手

の主要寸法と実験結果

	ρ	h	αt	σw	Øwcal	σw
	m m	m m		MPa	MPa	Owcal
	00	0	1.00	157		
片振り引張		0.0	2.95	113	101	1.12
(板厚 6mm)	0.20	2.0(R=8.0)	3.52	93	84	1.11
		3.0 (R=9.0)	3.74	93	79	1.18
-	ρ	h	$\alpha  _{\rho = \rho_0}$	σω	Owcal	σ.
	mm	m m		MPa	MPa	Øwcal
	00	0	1.00	210		
両振り曲げ		0	2.32	120	117	1.01
(板厚 6mm)	0.25	2.0 (R=8.0)	1.80	157	153	1.03
		3.0(R=9.0)		147		

Thickness of backing strip : 6 mm Root opening : 6 mm

 $\rho~$  : radius of notch at the toe of root

h : high of reinforcement

 $\alpha$  t : stress concentration factor under tension

 $\alpha \mid_{\rho=\rho_0}$ : stress concentration factor at the branch point under bending

σ<sub>w</sub> : experimental fatigue limit

 $\sigma_{\text{wcal}}$  : calculated fatigue limit based on equations (I) or

(П)

表 6-4 余盛り付模擬裏当て金付溶接継手

の主要寸法と平面曲げ実験結果

	ρ	h	$\alpha _{\rho=\rho_0}$	σω	Øwcal	σω
10.00	00	mm		MPa	MPa	Øwcal
	00	0	1.00	210		1.1.1
		0	2.42	110	111	0.99
両振り曲げ	0.30	3.0(R=19)	2.46 ※	105	110	0.95
(板厚16mm)	8.0	4.0 (R=20)	2.58 ※	100	105	0.95
		3.0(半円)	2.36	125	115	1.09

※ at the toe of reinforcement

Thickness of backing strip : 6.0 mm Root opening : 6.0 mm ho : radius of notch at the toe of root

h : high of reinforcement

 $\alpha \mid_{p=p}$ : stress concentration factor at the branch point

σ<sub>w</sub> : experimental fatigue limit

 $\sigma_{wcal}$ : calculated fatigue limit based on equationds (I)

or (II)

-169-

余盛りが無い模擬裏当て金付溶接継手では,疲労限度の、は片振 り引張りで113 MPa, 曲げでは118 MPaであるが, 余盛り有りの場合 片振り引張りで, 余盛り高さ2.0 と3.0 mmではともに90 MPaと減少 している。一方曲げでは、余盛り高さ2.0と3.0 mmでは疲労限度はそ れぞれ157と147 MPaで, 余盛りが無い継手よりかえって増加してい る。これは、引張りでは余盛りによる断面積の増加が曲げ応力を発 生させるため(偏芯荷重が加わることにより生じたものである)ル - ト部の応力集中係数が増加することが多く, それに伴って疲労強 度が低下するが、曲げでは余盛りによる断面積の増加が継手の剛性 を増し、ルート部の応力集中係数を減少させ、それに伴って疲労強 度が上昇するためと言える。 このように, 裏当て付溶接継手におけ る余盛りの存在は、負荷様式が変われば異なる疲労挙動を示す。な お, 余盛り高さ2mmの継手の破断起点はルート部であったが, 余盛 り高さ3 mmの継手では、余盛り止端部であった。破断起点が余盛り 止端部の場合,疲労限度は147 MPaと余盛り無しのものよりまだ高い が、条件によっては疲労限度は余盛り無しのものよりかえって低下 することもあり得る。このことをさらに検討したのが板厚16 mmで行 った模擬裏当て金付溶接継手の実験結果(図 6-11および表 6-4)で ある。 h=3 (R=3)の継手の疲労限度は余盛り無しの継手のそれより 高い, h=3(R=19)とh=4(R=20)の継手のそれは余盛り無しそれよ り低く、h=4(R=20)の継手のそれが最も低い。この現象は破断起点 となる危険箇所の応力集中と関連している。

疲労強度が低下したh=3(R=19)とh=4(R=20)mmの継手の破断起 点は余盛り止端部である。疲労強度が高いh=3(R=3)mmの継手は主 にルート止端部が破断起点である(この場合,破断起点はルート部

- 170 -

と余盛り止端部の両方であるが、破面の様相から一次破断起点はル - ト部と推定された)。 このような場合、ルート止端部の切欠き半 径は $\rho = 0.3 \text{ mm} > \rho$ 。 であるため式 (II) より $\alpha \mid_{P=P_0}$ が重要である。 表 4-5 は余盛り形状の相違が裏当て金付溶接継手の疲労限度を支配 する応力集中係数 $\alpha \mid_{P=P_0}$ におよぼす影響を検討するため、ルート 部と余盛り止端部の $\alpha \mid_{P=P_0}$ を示したものである。

ルート部の  $\alpha \mid_{P=R}$  は余盛りの存在によっていずれの継手において も余盛り無しのそれより小さくなっており、 h=4(R=20)mmの継手の それが最も小さい。また、余盛り止端部の  $\alpha \mid_{P=R}$  は h=3(R=19)と h=4(R=20)mmの継手において余盛り無しの継手のルート部のそれを 上まわている。これらのことから、 裏当て金付溶接継手の曲げ疲労 試験では、余盛りの存在はルート部の応力集中係数を低下させるの で、破断につながるき裂がルート部より発生する限り疲労強度に有 効に作用するが、破断起点となる危険箇所が余盛り止端部である場 合はかえって疲労強度を低下させることがある。

- 171 -

6-4 結言

模擬裏当て金付溶接継手の応力集中と疲労限度との関係を提案した溶接継手の理論に基づいて検討した。本実験の範囲で得られた結果は次の通りである。

裏当て金付溶接継手においてルート部が破断起点の危険箇所であれば,

- (1) ルート止端部の切欠き半径ρがρ≤ρ。のとき, 継手の疲労
   限度は切欠きの鋭さに無関係な値となる。 これは継手の疲労限度
   を支配しているルート部の応力集中係数α|p=Po の値を通じて式
   (Ⅱ)より説明できる。
- (2) 疲労限度におよぼすルート止端部の切欠きの鋭さの影響は鋼種によって差異がある。 SS 400とSM 570 を比較した場合, SM 570の方が切欠きに敏感である。この現象は, SM 570のρ。の値がSS 400のそれより小さいことから説明できる。
- (3) 疲労強度におよぼすルート間隔の影響は、板厚tとの関係 で言えば、0< r ≤ 1.33tの範囲では、ルート間隔 rが狭いほど、ルート部の応力集中係数α | P=P を軽減し、継手の疲労強度を高める。</li>
- (4) 疲労強度におよぼす裏当て金厚さの影響は、板厚tにも依存し、
   0 < d ≤ 1.0tの範囲では、裏当て金厚さdが薄いほど、ルート部の応力集中係数α | P=R を減少させ、疲労強度を高める。</li>
- (5) 疲労強度におよぼす余盛りの影響は,引張りと曲げでは異なる。 引張りの場合

余盛りの存在は、曲げ応力を発生させるため、ルート部の応力集 中係数を増加させ、継手の疲労強度を低下させる。

曲げの場合

余盛りの存在は継手の剛性を増し、ルート部の応力集中を減少さ せるので、破断起点がルート部である限り疲労強度を高めるが、破 断起点が余盛り止端部である場合は、疲労強度をかえって低下させ ることがある。

(6) 模擬裏当て金付溶接継手の疲労限度は線形切欠き力学から求めた3章の式(1)および(■)より評価できる。

- 173 -
6-5 参考文献

(1)	T. R.	Gurney	著,	鶴 田,	善利,	訳,	溶接構造	この疲れ	(1973)
	48,	產 報							

(2) 山内, 佐藤, 溶接学会論文集, 3-3 (1985),640

# 第 7 章

突合せ溶接継手および裏当て 金付溶接継手の曲げ疲労強度

本章では、実際の突合せ溶接継手の曲げ疲労強 度を模擬突合せ溶接継手で得られたそれと比較し、 提案した理論の有効性を検討する。さらに、溶接 継手の疲労強度を改善するために行ったTIG処理 の有効性についても同様の立場から検討する。

- 175 -

7-1 緒言

すでに述べたように溶接継手の疲労強度の低下が、主に余盛り形 状に基づく応力集中であり、最大応力によって評価されている。 5 章および6章の模擬突合せ溶接継手および裏当て金付溶接継手では、 溶接継手を一種の切欠き材と見なし、切欠き材の疲労特性から溶接 継手の疲労限度が評価できることを明らかにした。その結果によれ ば、破断起点となる危険箇所の切欠き半径ρが停留き裂の存在限界 である分岐点でのそれより小さい(ρ<ρ。の)場合、溶接継手の 疲労限度は切欠きの鋭さには無関係であり、応力集中係数α | ρ=ρ が重要であること。言い換えれば、溶接形状(余盛り幅、余盛り角 および余盛り高さ等)がいかにα | ρ=ρ に影響するかによつて疲労 限度が決まることを明らかにした。しかし、入熱の影響による材質 変化や複雑に変化する形状を有する実際の溶接の疲労強度が形状を 模擬した溶接継手から得られた結論と同一になるとは限らない。こ のため、実際の溶接継手においてもその疲労挙動を検討する必要が ある。ここでは、主に次ぎの二点において検討する。

1 溶接条件を種々に変えたSM 490 突合せ溶接継手および裏当て金 付溶接継手の溶接形状と疲労強度との関係の検討

2 SS 400とHT 780 突合せ溶接継手の疲労強度と疲労強度改善のために行ったTIG処理(溶接後TIG溶接で止端部を再溶融し形状を滑らかにする)の有効性の検討

- 176 -

7-2 溶接継手の試験片とSM 490 突合せ溶接継手および裏当て金

# 付溶接継手の曲げ疲労強度

軟鋼と比較して切欠きに敏感であると言われているSM490を表2-1 に示す溶接条件で溶接し, 平面曲げ疲労試験を行った。試験片は, 突合せ溶接継手では, 溶接まま, 裏波ビード削除, 表ビード削除お よび両面ビード削除のものの4種類とし, 裏当て金付溶接継手では, 溶接ままおよび表ビード削除のものの二種類とした。

表 7-1に 突 合 せ 溶 接 継 手 の 溶 接 条 件 と 疲 労 限 度 を 示 す。

表 7-2に裏当て金付溶接継手の溶接条件と平面曲げ疲労限度を示す。 図 7-1に溶接継手のマクロ写真を示す。

図 7-2 に溶接条件(接合方法)の相違による余盛りの形状を拡大投影機器で測定した例を示し、その平均値を表 7-3 に示す。

実際の溶接継手の疲労強度を求める試験片は,すでに図3-3で説明 したが [図3-3-5 (VII) ~ (X)], 改めて図7-3に示す。 7-3 (I) はSS 400とHT 780の疲労試験用であり, (Ⅱ) および (Ⅲ) はSM 4 90の疲労試験用である。

図 7-4(a)に母材および両面ビードを削除した突合せ溶接継手の平面曲げにおける S - N 曲線を示す。

図 7-4 (b) に 突 合 せ 溶 接 継 手 で, 母 材 お よ び ル ー ト 間 隔 を 変 え た 溶 接 ま ま の 継 手 の 平 面 曲 げ に お け る S – N 曲 線 を 示 す。

図 7-4(c)に 突合せ 溶接継手で, 母材および ルート間隔が 2.5 mmの 継手の平面曲げにおける S-N曲線を示す。

図 7-5 に 裏 当 て 金 付 接 継 手 で 余 盛 り を 削 除 し た 継 手 と ルート 間 隔 を 変 え た 継 手 の 平 面 曲 げ に お け る S - N 曲 線 を 示 す。 表 7-1 裏当て金のない突合せ溶接継手の溶接条件と曲げ疲労限度

Specimen	No.	Welding sequence	Welding current (A)	Fatigue limit (MPa)	Remark
Base meta	(			235	
	1	$\frac{2}{1}$	140~145	235	Back air gauging Finished reinforce- ment and root bead
	2	r = 0	135~150	176	As welded
Welding material	3	r = 2.5	100 ~ 140	196	
(No baking weld )	4	$\Gamma = 4$	70~140	196	n
	5	r = 2.5	100~140	196	Finished reinforcement
	6	r = 2.5	105~150	176	Finished root bead

-178-

Specimen	No.	Welding sequence	Welding current (A)	Fatigue limit(MPa)	Remark
Welding material (Backing weld)	1	r = 2	170 ~ 160	206	As welded
	2	2 1 r = 5		196	
	3	r =5	170	147	Finshed reinforcement
	4	r = 8	165	196	As welded

表 7-2 裏当て金付溶接継手の溶接条件と曲げ疲労限度

-179-



Root opening r = 0 mm



Root opening r = 2.0 mm



Root opening r = 2.5 mm



Root opening r = 5.0 mm





Root opening r = 4.0 mm Root opening r = 8.0 mm



図 7-1 溶接継手のマクロ断面

- 180 -



No backing weld

Backing weld

余盛り(表ビード)の形状



裏ビードの形状

図 7-2 溶接条件の相違による余盛りの形状

	ルート間隔 mm	余盛り高さ mm	余 盛 り 角 度	余盛り幅
裏当て金	0	2.60	34.3	12.8
	2.5	2.26	27.9	12.7
無し	4.0	2.14	25.7	13.0
裏当て金	2.0	2.38	28.8	13.3
	5.0	1.98	22.8	14.2
有り	8.0	1.93	21.9	15.4

表 7-3 溶接条件の相違による溶接部形状の平均値

- 181 -



(I) 突合せ溶接(平面曲げ)試験片



(Ⅱ) 突合せ溶接(平面曲げ)試験片
 4 - φ 10.5穴





図 7-3 疲労試験片

-182-



-183-



図 7-4(b) SM 490 溶接継手のS-N曲線 (母材およびびルート間隔を変えた溶接継手) -184-



図 7-4(c) SM 490 溶接継手のS – N 曲線 (母材およびルート間隔が2.5mmの溶接継手) -185-



図 7-5 裏当て金付SM 490 溶接継手のS-N曲線

-186-

- 187 -

余盛り幅は、この溶接条件のもとでは、ルート間隔にかかわらず 板厚のほぼ1.5倍を越えているので、継手の応力集中係数はほとんど 余盛り幅の影響を受けない。

SM 490突合せ溶接継手においても、停留き裂が観察される(図7-6)。 実際の溶接継手の余盛り止端部の切欠き半径は大きい値から小 さい値までばらついている場合が多いが<sup>(1)</sup>~<sup>(6)</sup>, このような停留 き裂の存在は, 溶接継手は局所的には鋭い切欠きと見なせることを 示している。このため、SM 490突合せ溶接継手の疲労限度は切欠き の鋭さに無関係であり、主に余盛り高さと余盛り角に影響されるこ とになる。

(1) 余盛り高さと余盛り角はルート間隔が狭いほど大きくなる傾向
 を示す(図7-2と表7-3)。

## 突合せ溶接継手の場合

(2) 両面ビードを削除した継手は,母材とほぼ同程度の強さを持っている[表7-1と図7-4(a)]。このことはSM 490突合せ溶接継手の疲労強度に対して入熱の影響より形状による影響の方が強いことを示している。

両面ビードを削除した溶接継手が母材とほぼ同程度の強さを持っ ていることは、実際の溶接継手の疲労強度の研究を、形状を模擬し た溶接継手で行ってもよいことの根拠を与えるものと言える。

(3) ルート間隔rが0から2.5 mmと広くなるほど継手の疲労強度が 高くなる傾向を示す[表7-1と図7-4(b)]。

SM 490溶接継手の余盛り止端部は分岐点の切欠き半径より小さい ので、溶接継手の疲労強度は応力集中係数α | P=Po が問題となるが、 それは余盛り高さが高く、余盛り角が大きいほど大きい。したがっ

- 188 -

て、溶接ままの継手の疲労限度は、板厚が一定なら(1)の事実を反映 して、ルート間隔が狭い方が応力集中係数が大きくなり、それに伴 って疲労強度が低下したものと言える。

(4) ルート間隔 r が 2.5 mmの一定の溶接ままの継手、表ビードを削除した継手および裏波ビードを削除した継手の疲労強度を比較すれ ば、溶接ままの継手と表ビードを削除した継手の疲労強度がほぼ同 じ強度レベルで高く、裏波ビードを削除した継手が最も低い[図7-2と図 7-4(C)]。 これは余盛りの加工法の違いが疲労強度に影響し たと言える。余盛りは、ルート間隔が一定(でかつ同一作業者で同 一溶接条件)のため、ほぼ同じ形状と考えられる。このことから、 余盛りを削除した継手のα |ρ= β は裏波ビードを削除した継手のそれ より小さくなるため、余盛りを削除した継手の疲労強度が裏波ビー ドを削除した継手のそれより高くなる。溶接ままの継手は断面積の 増加が有効に作用したため表および裏波ビードを削除した継手に比 べ疲労強度が高くなつたものと言える[図7-4(c)]。

# 裏当て金付溶接継手では

(5) ルート間隔が狭いほど疲労強度が高い(図7-5と表7-2)。
これは曲げの場合,破断起点となる危険箇所が,ルート部である限り余盛りによる断面積の増加が有効に作用し,ルート部の応力集中係数αを軽減させるので,余盛り高さが高くなる接合方法の継手の疲労強度が一番高くなったと思われる。図7-5では,ルート間隔r=5および8 mmの継手の疲労限度は196 MPaと差がないが, S – N曲線の傾向を全体的に考慮すればこうした議論が成り立つものと思われる。
(6) 模擬突合せ溶接継手と実際のSM 490突合せ溶接継手の疲労試験の結果から,溶接形状と疲労強度との関係を整理すれば、表7-4およ

び7-5のようになる。

.

表	7 - 4	突	合	せ	裕	接	継	手	Ø	扳	労	強	度	2	余	盛	Ŋ	形	1	ŀ
---	-------	---	---	---	---	---	---	---	---	---	---	---	---	---	---	---	---	---	---	---

.

- 189 -

余盛り形状	引張り	曲げ
	一般にP <p。であり< td=""><td>, 切欠き半径の鋭さに</td></p。であり<>	, 切欠き半径の鋭さに
止端部切欠き半径	無関係である。α P=Po	が重要である。
ρ	ρ。が小さいとσ *2のβ	低下率が大きい。
	0<0<60°の範囲では	, 0に比例してαが大
余盛り角 θ	となり,疲労限度σ。が	低下する。
	θ > 60°では, θの影響	聲はなくなる。
A. S. S. S. S. S.	0 < w < 1.0 t (t板厚)	0 < w < 1.5 t ( t 板厚
	でωに比例してαが大	でwに比例してαが大
余盛り幅 w	となりの、が低下する。	となりσ・が低下する
	w>1.0tで wの 影 響 は	w>1.51でwの影響は
	なくなる。	なくなる。
	0 < h < 0.2 t の範囲で	0 < h < 0.5 t の範囲で
	hに比例してαが大と	hに比例してαが大と
余盛り高さ h	なりσ,が低下する。	なりσ "が低下する。
	h > 0.2tでhの影響は	h > 0.5tでhの影響は
	なくなる。	なくなる。

表 7-5 裏当て金付溶接継手の疲労強度と溶接形状

溶接形状	引張り曲げ
ルート止端部	一般に ρ < ρ。であり、切欠き半径の鋭さに
切欠き半径 p	無関係である。 α   P=Po が重要。
	ρ.が小さいとσ.2の低下率が大きい。
	r が狭いほどルート部のα  P=Po が低下する。
ルート間隔 r	危険箇所がルート部である限り, σ ω2が上昇す
India Anna A	3 o
A REPORT OF A REPORT OF	d が薄いほどルート部のα   <sub>P=Po</sub> が低下する傾向
裏当て金厚さ d	にある。 危険箇所がルート部である限り, σ.
	が上昇する。
	偏芯応力を発生させ,曲げ剛性が増加するた
余盛り高さ h	ルート部のα   P=Poが増め、危険箇所がルート
	加, hが低いほどよい 部でない限りh が高い
	できれば削除する。 ほど a   p=Po が低下。

- 190 -

#### 7-3 SS 400および HT 780 溶接継手の曲げ疲労強度と

#### TIG処理の有効性

溶接継手の疲労強度低下の原因は、これまで言われていた余盛り 止端部の切欠きの鋭さに無関係に、分岐点における切欠き半径 ρ。 の値に依存していることを示した。ここでは母材に比べて溶接継手 の疲労強度が大幅に低下する高調力鋼溶接継手 <sup>(\*) (\*)</sup>について、軟 鋼溶接継手と比較して、疲労強度の低下が大きい原因と、疲労強度 改善の効果が大きくコスト的にも安いTIG処理の有効性を応力比を変 えて実験し、 ρ。 の立場から検討した <sup>(10)</sup> ~ <sup>(13)</sup>。

溶接継手の疲労強度を改善する方法はこれまでに多くの方法が提 案されておりその代表的例を表7・6<sup>(16)</sup>に示す。

溶接継手の疲労強度改善法は, 破断起点となる危険箇所が余盛り 止端部であることから, 圧縮残留応力の付与および止端部の応力集 中の緩和が有力である。そのなかで, 特に溶接後処理法であるピー ニングや再溶融法について多くの研究があり<sup>(10)</sup>~<sup>(16)</sup>, 改善の効 果があることが知られている。ここでは, 溶接継手の疲労強度を改 善させるため, 余盛り止端部をT1G溶接により表3-3に示す条件で再 溶融し, 余盛り止端部を滑らかにして応力集中を緩和した継手の疲 労強度を検討する。

図 7-6に HT 780 溶接継手の溶接ままの継手の疲労限度に発生した停留き裂を示す。

図 7-7(a)にR= -1におけるSS 400 溶接継手のS - N曲線を示す。
図 7-7(b)にR=0におけるSS 400 溶接継手のS - N曲線を示す。
図 7-8(a)にR= -1におけるHT 780 溶接継手のS - N曲線を示す。
図 7-8(b)にR=0におけるHT 780 溶接継手のS - N曲線を示す。

- 192 -

図 7-9に溶接継手の疲労限度と平均応力の関係を示す。

図 7-10にSS 400 突合せ溶接継手の溶接ままとTIG処理した継手のマクロ写真を示す。

表 7・7 に SS 400 と HT 780 突合 せ 溶接 継手の 溶接 ままと TIG処理した 継手の余盛り 形状因子の平均値をそれぞれ示す。

分類	目的	方 法
溶接設計法	応力集中緩和	継手形式の選択
溶接施工法	応力集中緩和 余盛り止端部を滑らか ″	電子ビーム溶接 化粧溶接 ガス溶接
	今下やした地がの可逆した	機械的方法:切削研削
	求盛り正端部の平府化	再溶融法:TIG, レーサ´ ブラズマ
溶接後処理	圧縮残留応力の付与	機械的方法:予荷重 ジョットヒ <sup>・</sup> -ニンク ワイヤーヒ <sup>・</sup> -ニンク
		熱的方法:局所加熱急冷

表 7-6 突合せ溶接継手の疲労強度向上法 (16)



(a) SM 490溶接継手(応力比R=-1)



応力比 R=-1



左の拡大図



応力比 R=0



左の拡大図

(b) HT 780溶接維手

図 7-6 疲労限度の応力を10'回繰返した場合のSM 490および

IIT 780溶接継試験片に観察された停留き裂の例

- 193 -



-194-



図 7-7 (b) SS 400 溶接継手の S - N 山線 (R=0)

-195-



図 7-8 (a) IIT 780 溶接継手の S - N 曲線 (R=-1)

-196-

•



図 7-8 (b) IIT 780 溶接継手の S - N 曲線 (R=0)

-197-





溶接ままの継手



TIG処理継手

図 7-10 SS 400 突合せ溶接継手のマクロ写真

	1.44	W m m	р m m	h m m	θ 度
0.0.100	As welded	18.7	< ρ.	2.40	28.1
SS 400 -	TIG treatment	23.4	2.80	2.40	12.0
ит поо	As welded	11.3	< ρ.	2.14	30.4
11 780 -	TIG treatment	17.0	2.09	2.09	16.2

表 7-7 突合せ溶接継手の余盛り形状因子の平均値

w : width of reinforcement

ho : notch root radiue at the toe of reinforcement h : heigth of reinforcement heta : flank angle

- 200 -

SS 400 と HT 780の溶接維手において停留き裂が認められることは、 溶接維手の疲労限度が最大応力ではなく、停留き裂の伝ば限界条件 σ\*2によって決まることを示している。このような場合、板厚を一 定とすれば、σ\*2は余盛り高さと余盛り角で決まることになる(余 盛り幅は板厚の1.5倍以上あれば無関係である)。

R=-1とR=0における母材の疲労限度(σwo)と比較した溶接ままの 疲労限度(σw2)の相対値(σw2/σwo)を図7-11に示す。

溶接ままの維手の疲労限度はR=-1とR=0の両方において母材と比較 して HT 780の方がSS 400より低下率が大きい。応力比ではR=-1より R=0において低下率が大きい。

R=-1とR=0における溶接ままの疲労限度(σ<sub>w2</sub>)と比較したTIG処 理した継手の疲労限度(σ<sub>w1</sub>)の相対値(σ<sub>w1</sub>/σ<sub>w2</sub>)を図7-12に 示す。









図 7-13 溶接部の硬度分布

- 201 -



IIT 780 溶接継手

7

図 7-14 溶接部の硬度分布

表7-7に示すようにTIG処理すると余盛り角が減少し, 止端部の切 欠き半径が大きくなるので, 継手の疲労強度が大幅に改善される。

TIG処理した継手の切欠き半径 ρ は ρ > ρ。 であるので, 疲労限度 は σ μ1 であり, 溶接ままのそれは σ μ2 である。

σ … は、 主に応力振幅によって決まり平均応力の影響は小さいが、 σ … は平均応力に大きく依存する (17)(19)。 このため、 TIG処理の有 効性は鋼種では、 SS 400よりも、 HT 780が大きく、 応力比では R=-1 よりも R=0において大きい (図7-12)。

- 202 -

これは、 ρ.の値が、 R=-1とR=0 の両方においてHT 780の方がSS 400よりも小さく、応力比ではR=0の方がR=-1よりも小さいので、 溶 接ままの継手の疲労限度の低下率が、 鋼種ではSS 400よりもHT 780 で大きく、応力比ではR=-1よりもR=0において大きくなることに対応 している。

表 7-8に式(I) および(II) で計算した疲労限度σ w e m と実験で 求めた実際の溶接継手の疲労限度σ w e m の値を示す。 α の値は表 7-7に示す各因子の値を用いて F E M または 4-3における近似式により求 めた値である。

HT 780では全体の傾向としてσ wear > σ wear であるが、これは 図 7-14より分かるように、溶接またはTIG処理により硬度の多少軟化 した領域が存在することに関係しているものと思われる。このため、 溶接部の組織または硬度が、母材に比べその相違が大きい場合の、 溶接継手の疲労限度を精度良く推定するには、破断起点部近傍の組 織のασ w1 = χ曲線を求める必要があろう。しかし、軟化する場合 は、その組織のρ。の値が大きくなるので、全体の傾向として、母 材から求めたασ w1 = χ曲線から疲労限度を推定しても、大きな誤 差はないものと思える。

表 7-8 でわかるように溶接継手の疲労限度の実験値  $\sigma$  w と計算値  $\sigma$  w c \* 1 の比 ( $\sigma$  w /  $\sigma$  w c \* 1) は, 最も低い値でR=0におけるHT 780 溶接ままの継手の0.88 (157 / 179) からR=0におけるSS 400溶接まま の継手の1.00 (105 / 105) の範囲にありほぼ一致していると言える。 このように実際の溶接継手の疲労限度は線形切欠き力学から評価で きることがわかる。

- 203 -

		R	$\alpha \mid_{\rho=\rho_0}$	σ₀ MPa	σ " MPa	σ <sub>wca</sub> MPa
		- 1	1.92	272	1 3 7	1 4 2
	55 400	0	2.91	308	105	105
as welded		- 1	2.24	515	216	230
ST AN	11 780	0	3.17	568	1 5 7	179
		D	~			
		ĸ	a	MPa	MPa	MPa
Sec. 19		- 1	1 0 7	228	165	179
TIG	55 400	0	1.27	205	152	161
treatment		- 1		430	294	303
	HI 180		1 1.42			

1.42

400

265

282

表 7-8 突合せ溶接継手の疲労限度の実験値と計算値

R : Stress Ratio

 $\alpha \mid_{P=P_0}$  or  $\alpha$  : Stress concentration factor

0

 $\sigma$   $_{
m o}$  : Maximum Stress at the notch of root for crack

initiation when the root of notch is  $ho_{\circ}$  $\sigma_{max}$  : Maximum Stress at the notch of root for crack

initiation when the root of notch is ho

 $\sigma_{\bullet}$  : Experimental result

 $\sigma_{\text{wcal}}$ : Calculated result based on equation ( I ) or ( II )

7-4 結言

実際の溶接継手の疲労限度と疲労限度を改善するために行った TIG処理の有効性を提案した理論に基づいて検討した。本実験の範囲 で得られた結果は次の通りである。

- (1) 実際の突合せ溶接継手の疲労限度は線形切欠き力学に基づく切 欠き材の性質から評価できる。すなわち,溶接継手の疲労限度は 切欠き試験の結果から求めた ρ。の値およびき裂発生限界におけ る切欠き底の最大応力と応力勾配の関係から評価できる。
- (2) 実際の溶接継手の疲労限度は停留き裂の伝ば限界条件のw2によって決まる。このような場合の継手の疲労限度は切欠き半径に無関係に板厚,余盛り高さおよび余盛り角によってほぼ決まる。
- (3) 裏当て金付溶接継手では、余盛りの存在は引張りでは疲労限度 を低下させるが、曲げでは破断起点の危険箇所がルート部である 限り疲労強度を高め有効に作用する。
- (4) 高調力鋼溶接継手の疲労限度の低下率が軟鋼のそれよりも大きいのは、疲労限度が p。の値に支配され、その値が軟鋼よりも小さいためである。
- (5) 溶接継手の疲労強度を改善するために行ったTIG処理の有効性 は、鋼種ではSS 400よりもHT 780において大きく、応力比では R=-1よりもR=0において大きい。これもρ。の値の大小関係から説 明できる。

7-5 参考文献

(1)	村木, ほか3名, 溶接学会誌, 37-(1968), 1202
(2)	高橋, 伊藤, 溶接学会誌,40-8, (1971),723
(3)	益本, ほか2名, 溶接学会誌, 45-10 (1976), 882
(4)	科学技術庁,金属材料技術研究所編:金材技研疲れデータシ
	- ト,資料, 2 (1983) P.47
(5)	二瓶, 佐々木, 溶接学会誌, 45-1 (1976),54-60
(6)	二瓶, ほか3名, 造船学会論文集, 146 (1980), 396-406
(7)	寺崎, ほか2名, 材料36-403(1987)362
(8)	金沢, 飯田, 現代溶接技術体系,17巻(1978) 産報
(9)	半田, 材料, 第139回疲労部門委員会資料(1977-7),43
(10)	E.G. Signes, et al, British Welding Journal, 14(1968),
	1 0 8
(11)	石 黒, 溶 接 学 会 誌, 42-3 (1973), 277
(12)	I.J. Polmear and D.R. Willkinson. Welding Journal,62-3(
	1983), 78s
(13)	太田ほか3名, 溶接学会論文集,8-2(1990) 254-261
(14)	J.D.Harrison, British Welding Journal, 13(1966), 642
(15)	河合, 鯉淵, 溶接学会誌,44-7(1975),588
(16)	高島, 機誌, 897-790, (1984-9) 1042
(17)	西谷,山下,機論, 32-242, (1966-10), 1456

- (18) 西谷, 岡坂, 機論, 39-317, (1973-1), 317
- (19) 高尾, 西谷, 材料, 36-409(1987-10), 1060

- 207 -

第8章

※吉 言命

本 章 は 第 3 章 ~ 第 7 章 で 得 ら れ た 研 究 の 結 果 を 総 括 す る 。

- 208 -

## 第 8 章 結 論

本研究は, 突合せ溶接継手の疲労強度を支配する因子を解明する ため, 模擬溶接継手と実際の溶接継手を用いて, 溶接形状と応力集 中との関係, 応力集中と疲労強度との関係を通じて, 突合せ溶接継 手の疲労強度の低下の原因, 切欠き感度の鋼種による相違, 疲労強 度におよぼす応力比の影響および溶接継手の疲労強度改善の効果等 について, 線形切欠き力学に基づいて考察を加え, 溶接継手の疲労 挙動について多くの知見を得た。

本研究で得られた結論は各章毎に詳述したが、ここで改めてそれらを要約すると以下の通りである。

① 使用した材料 (SS 400, SM 490, SM 570およびHT 780)の切欠
 き材の性質は以下の通りである。

停留き裂の存在限界である分岐点における切欠き半径 p。の値は R=-1で、SS 400でほぼ 0.6 mm、SM 490でほぼ 0.5 mm、SM 570 でほぼ0.4 mmおよびHT 780でほぼ 0.3 mmである。この p。の値は 平均応力の依存性を示し、平均応力が正から負に移行すると大きくなる。SS 400ではR=0でほぼ0.15 mm、R=-1でほぼ 0.6 mm、R=- ∞ でほぼ2.0 mmである。HT 780ではR=0でほぼ0.1 mm、R=-1でほぼ 0.3 mmである。

② 使用した材料 (SS 400, SM 490, SM 570およびHT 780)の切欠 き感度はσ wo/σ w1の場合, σ Bの相違にもかかわらず材質依存性 が少なく, σ w0/σ w2の場合, 材質依存性を示し, σ Bが大きくな るにつれ切欠きに敏感となる。これは, 疲労限度σ w2が ρ。の値 に支配され, σ Bが大きくなるにつれ ρ。の値が小さくなることか ら説明できる。 ③ 突合せ溶接継手の疲労強度におよぼす余盛り形状因子の影響

- 209 -

板厚との関係で言えば、 $0 < w/t \le 1.5 \pm では、w が広いほど疲労強度は低下し、w/t>1.5では、疲労強度はほぼ一定となる。$  $これは応力集中係数αまたは<math>\alpha |_{P=P_0}$ がw/t $\le 1.5 \pm$ では増加し、 w/t>1.5になるとほぼ一定となることに対応している。

## 余盛り角の影響

余盛り幅の影響

 $\theta \leq 60^{\circ}$ までは、 $\theta$ が大きくなるほど疲労強度は低下し、 $\theta > 60^{\circ}$ では疲労強度はほぼ一定となる。これは、応力集中係数αまたは $\alpha|_{P=R_0}$ が $\theta \leq 60^{\circ}$ までは増加し、 $\theta > 60^{\circ}$ になるとほぼ一定となることに対応している。

#### 余盛り高さの影響

板厚との関係で言えば、0 < h / t ≤ 0.5までは、h が高いほど疲労強度は低下し、h / t > 0.5では、疲労強度はほぼ一定となる。 これは応力集中係数αまたは $\alpha|_{P=R_0}$  がh / t ≤ 0.5までは増加し、 h / t > 0.5になるとほぼ一定となることに対応している。

裏当て金付溶接継手の疲労強度におよぼす溶接形状因子の影響

# ルート間隔の影響

板厚との関係で言えば、 $0 < r / t \le 1.33$ までは、rが狭いほど疲労強度は上昇する。これは $r / t \le 1.33$ の範囲では、応力集中係数  $\alpha \mid_{P=R}$  が減少することに対応している。

# 裏当て金厚さの影響

板厚との関係で言えば、 d/t  $\leq$  1.0までは、 d が狭いほど疲労強度は上昇する傾向にある。これは d/t  $\leq$  1.0の範囲では、応力集中係数  $\alpha$  が減少する傾向にあることに対応している。
## 切欠き半径ρの影響

切欠き半径 ρ の影響は破断起点となる危険箇所の ρ と停留き裂の存在限界である分岐点での切欠き半径 ρ。 との大小関係により 異なる。

ρ > ρ。であれば、疲労強度はρが小さいほど低下する。これは、疲労強度が応力集中係数αに支配され、αはρが小さいほど大きくなるためである。

 $\rho \leq \rho_{\circ}$  であれば、疲労限度は $\rho$ に無関係である。これは、疲労限度が $\alpha \mid_{\rho=\rho_{\circ}}$ によってほぼ決まるためである。

⑤ 裏当て金付溶接継手の疲労強度におよぼす余盛りの影響

引張りの場合

余盛りの存在は曲げ応力を発生させ、 ルート止端部の応力集中 係数を増加させるので、 疲労強度は低下する。

曲げの場合

余盛りの存在は,継手の剛性を増し,ルート止端部の応力集中 係数を減少させるので,破断起点がルート部である限り,疲労強 度を高めるが,破断起点が余盛り止端部である場合は,疲労強度 をかえって低下させることがある。

⑥ 模擬突合せ溶接継手と実際の突合せ溶接継手において、危険箇所の切欠き半径 ρ が小さいとき、その疲労限度には停留き裂が存在し、線形切欠き力学から評価できる。すなわち、疲労限度は危険箇所の切欠き半径 ρ と ρ。の大小関係により決まり、

 $\rho > \rho$ 。 であれば, 第3章の式(I)より,

ρ ≤ ρ。であれば,式(Ⅱ)から評価できる。

⑦ 高調力鋼溶接継手の疲労限度の低下率が軟鋼のそれより大きい

のは、余盛り形状に基づく最大応力ではなく、継手の疲労限度が p。の値に支配され、そのp。の値が軟鋼溶接継手のそれより小 さいためである。

⑧ 溶接継手の疲労強度を改善すめるために行ったTIG処理の有効性は鋼種では、SS 400よりもHT 780において大きく、応力比では R =-1よりもR=0 において大きい。これもp。の値の大小関係 から 説明できる 討 話辛

本研究は, 著者が昭和53年から九州大学工学部西谷弘信教授の ご指導のもとで実施した研究をまとめたものである。

終了にあたり, 西谷弘信教授から10年以上に渡って, 終始暖かき ご指導・ご鞭撻を賜ると同時に, ご指導を通じて学問研究の基本的 姿勢を学び, 先生の薫陶を受けることができましたことに, 衷心か ら感謝の意を表します。

研究の遂行に当たっては、九州大学工学部材料強弱学教室の内堀 久幸助手をはじめ教室の方々に種々ご指導を戴き、かつ多大の便宜 をはかって戴きました。ここに感謝の意を表します。

さらに研究の実施に当たっては, 西谷先生を囲む会・研究会の佐 賀大学理工学部西田新一教授, 九州大学工学部村上敬宣教授, 野口 博司助教授, KITA材料強度研究会の九州工業大学工学部原田昭治教 授, 寺崎俊夫教授をはじめとする諸先生に有益な御教示を戴き深く 感謝致します。

著者が工学上の研究を始める端緒となり、初期の良き研究のパートナであった㈱三井三池製作所別所諄之管理部長、実験の遂行に多大の便宜をはかって戴いた元宮崎郁也工場長に深く感謝致します。

また, 著者が西谷弘信教授にご指導を仰ぐ機会を与えて戴いた旧 北九州工業試験場故伊藤嘉三場長, 元石丸泰典場長および元永田重 幸場長(現徳島文理大学教授)に, 設備面で多大の配慮を戴いた福 岡県商工部噌西雅晴商工部長に深く感謝致します。

また、工業技術センター機械電子研究所赤星勇自所長や材料技術課原田芳文課長とコーヒを飲む会のメンバーには種々ご激励を戴く

とともに暖かく見守って戴いた。実験については、九州産業大学工 学部藤崎渉講師、当研究所原田豊満研究員、元高橋道春専門研究員 に長期に渡って協力をして戴いた。ここに記して深謝致します。

平成4年12月1日

田中 洋征 記す

- 213 -



